

論文 機械式定着工法による SRC 造 T 形, L 形柱梁接合部の構造性能に関する実験的研究

田川 浩之*1・足立 将人*2・益尾 潔*3

要旨：機械式定着工法による SRC 造 T 形, L 形柱梁接合部の 4 体および比較のための RC 造 T 形, L 形柱梁接合部の 2 体について加力実験を行った。SRC 造 T 形, L 形部分架構では、内蔵鉄骨の効果により、RC 造部分架構の耐力に接合部鉄骨パネルのせん断耐力を単純累加した値よりも大きな耐力が得られ、変形性能も著しく改善されることを実験的に明らかにした。また、RC 造 T 形, L 形, SRC 造 T 形柱梁接合部の既往実験成果^{1), 2)}との整合性を考慮するとともに、本実験結果を基に、柱、梁主筋定着部の影響および内蔵鉄骨効果を考慮した、SRC 造 T 形, L 形柱梁接合部のせん断終局耐力の算定式を提案し、提案式による耐力計算値の妥当性を確認した。

キーワード：機械式定着, SRC 構造, T 形接合部, L 形接合部, 接合部せん断終局耐力, 内蔵鉄骨の効果

1. はじめに

機械式定着工法は、SRC 造 T 形柱梁接合部にも適用されつつあり、T 形, L 形柱梁接合部への適用も望まれる。しかしながら、機械式定着工法による SRC 造 T 形, L 形柱梁接合部に関する実験は行われていない。

本研究では、機械式定着工法による SRC 造 T 形, L 形柱梁接合部の 4 体および比較のための RC 造 T 形, L 形柱梁接合部の 2 体について加力実験を行い、SRC 造 T 形, L 形部分架構の終局耐力や変形性能に及ぼす内蔵鉄骨の影響について検討を行う。さらに、機械式定着工法による RC 造 T 形, L 形, SRC 造 T 形柱梁接合部の既往研究成果^{1), 2)}との整合性を考慮するとともに、本実験結果を基に、柱、梁主筋定着部の影響および内蔵鉄骨の効果を検討した SRC 造 T 形, L 形柱梁接合部のせん断終局耐力に関する算定式を提案する。

2. 実験計画

2.1 試験体の形状寸法および接合部配筋詳細

T 形および L 形接合部試験体の形状寸法を図-1、接合部配筋詳細を図-2 に示す。図-2(c) に示すかんばん筋は、T 形および L 形柱梁接合部におけるひび割れ拡大防止お

よび応力伝達機構保持のために配置する補強筋である。機械式定着金物は、図-2(d) に示すように円形定着板を異形鉄筋先端に摩擦圧接したものである。

2.2 実験因子および試験体設計の留意事項

(1) T 形柱梁接合部

実験因子は、構造種別 (RC, SRC) および柱主筋定着長さ ($\ell_a=18db, 20db$) である。db は柱主筋直径を示す。試験体諸元は、柱曲げ降伏後の柱主筋定着破壊または接合部せん断破壊型を想定し、T-RC では、接合部水平横補強筋比 p_{jwh} を 0.3% 程度、T-SRC1 と T-SRC2 では、 p_{jwh} を 0.2% 程度とし、SRC 造接合部せん断終局耐力 V_{pwh} と接合部鉄骨パネルのせん断終局耐力 sV_{pwh} の比を 0.2 程度とした。T-RC と T-SRC1 の柱主筋 (8-D19) については、配置は異なるが、本数は同じであり、T-SRC2 の柱主筋 (12-D16) は、柱主筋比 p_g が T-RC および T-SRC1 とほぼ同じになるようにした。柱筋の定着長さ ℓ_a は、T-RC と T-SRC1 では 18 db, T-SRC2 では 20 db である。

(2) L 形柱梁接合部

実験因子は、構造種別 (RC, SRC)、梁主筋直径 (D16, D19) および梁上端主筋 1 段筋の投影定着長さ ($\ell_{dh}=15db, 20db$) である。試験体諸元は、梁曲げ降伏後の梁主筋定着

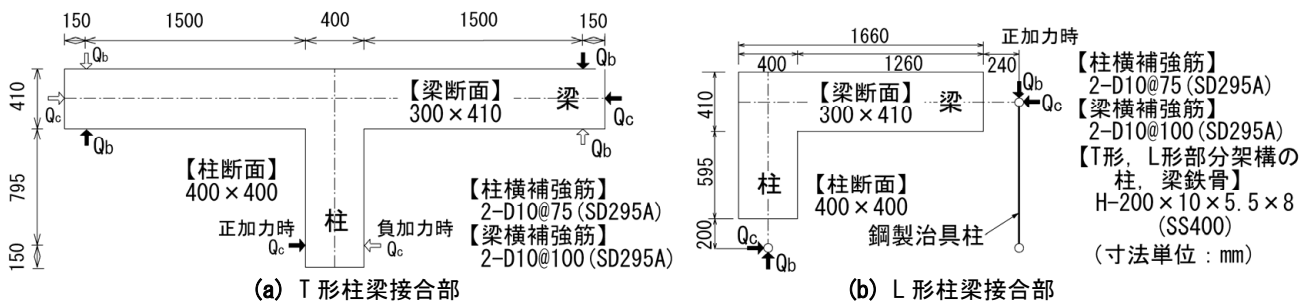
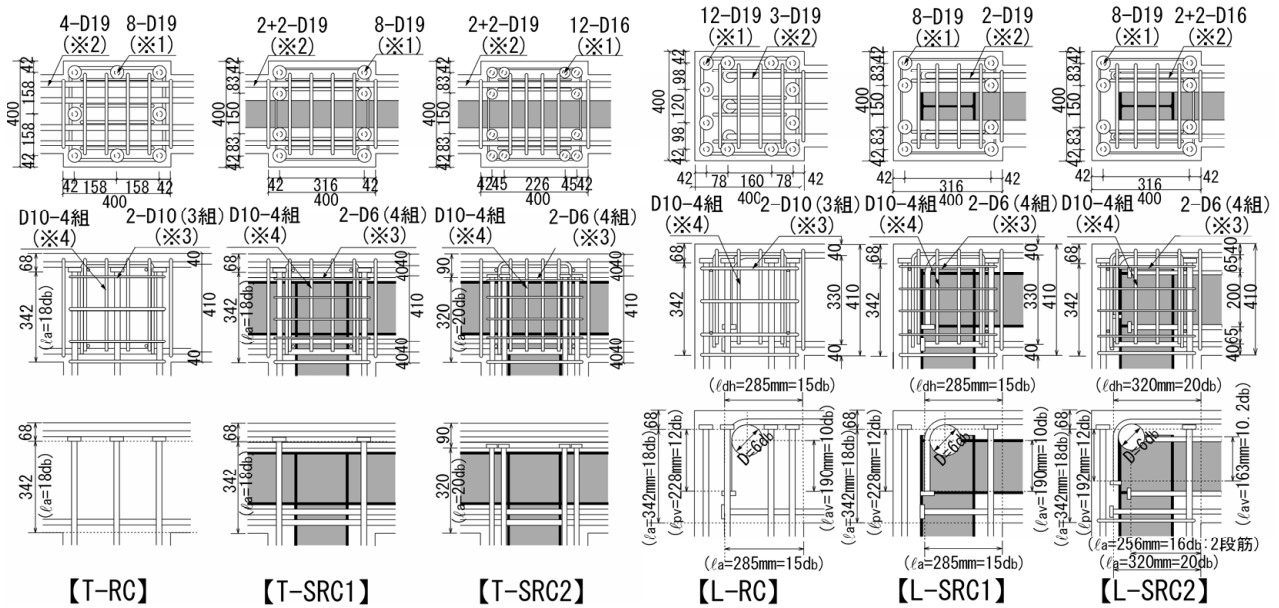


図-1 T 形および L 形接合部試験体の形状寸法

*1 (財) 日本建築総合試験所 構造部 構造物試験室 Ph. D. (正会員)

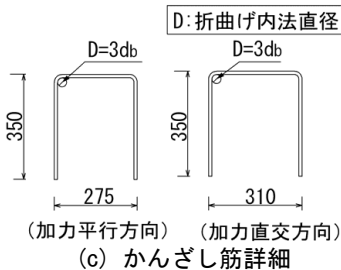
*2 (財) 日本建築総合試験所 構造部 構造物試験室 専門役 博(工) (正会員)

*3 (財) 日本建築総合試験所 構造部長 工博 (正会員)

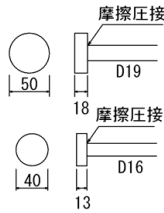


(a) T形柱梁接合部

(b) L形柱梁接合部



(c) かんざし筋詳細



(d) 定着金物詳細

※1: 柱主筋 ※2: 梁主筋
 ※3: 水平横補強筋 ※4: かんざし筋

ℓ_{dh} 梁上端主筋(1段筋)の投影定着長さ
 ℓ_a 柱、梁主筋の定着長さ
 ℓ_{pv} 梁上端筋余長部と柱主筋の重ね長さ
 ℓ_{av} 梁上端筋余長部折曲げ終点からの定着長さ
 (寸法単位: mm)

図-2 柱梁接合部配筋詳細

表-1 材料試験結果

(a) コンクリート

	σ_B (N/mm^2)	ϵ_{co} ($\times 10^{-3}$)	E_c (kN/mm^2)
T形	31.0	1.77	29.2
L形	26.2	1.79	25.8

σ_B : 圧縮強度、 E_c : ヤング係数
 ϵ_{co} : 圧縮強度時ひずみ

(b) 鋼板

使用部位	降伏点 (N/mm^2)	引張強さ (N/mm^2)	伸び (%)
ウェブ	345	448	26
フランジ	320	445	24

(c) 鉄筋

使用部位		呼び名	降伏点 (N/mm^2)	引張強さ (N/mm^2)	伸び (%)
柱主筋 (梁主筋)	T-RC (L-RC)	D19	409	550	24
	T-SRC1 (L-SRC1)	D16	385	587	21
	T-SRC2 (L-SRC2)	D16	385	587	21
梁主筋 (柱主筋)	全T形試験体 (全L形試験体)	D19	409	550	24
柱梁横補強筋	全試験体	D10	363	522	28
柱頭補強筋	全試験体	D10	334	470	32
接合部水平 横補強筋	T-RC, L-RC	D10	363	522	28
	T-SRC1, L-SRC1	D6	393	544	24
	T-SRC2, L-SRC2	D6	393	544	24

破壊型または接合部せん断破壊型を想定し、接合部水平横補強筋比 p_{jwh} を L-RC では 0.3%程度、L-SRC1 と L-SRC2 では 0.2%程度とし、SRC 造接合部せん断終局耐力 V_{puh} と接合部鉄骨パネルのせん断終局耐力 sV_{puh} の比を 0.3 程度とした。また、L-SRC2 では、梁上下主筋をそれぞれ2段筋とし、引張鉄筋比 p_t を L-SRC1 よりも大きくした。

2.3 使用材料

材料試験結果を表-1 に示す。

3. 実験方法

T 形柱梁接合部では、両側梁先端部の反曲点位置をローラーで支持し、柱先端部の反曲点位置に押し引き型油

圧ジャッキを用いて水平力を加力した。なお、柱のせん断力が伝達されて梁に発生する圧縮軸力は、梁先端に配置した球座を介して支持した。層間変形角 R は、柱加力点位置での水平変形量を階高の 1/2 で除して算出した。L 形柱梁接合部では、梁先端部の反曲点位置に両端ピン付き反力受け鋼製治具柱を取り付けた 3 ヒンジラーメン架構とし、梁材軸に押し引き型油圧ジャッキで水平力を加力した。正加力時は L 形が閉じる方向、負加力時は L 形が開く方向とした。正加力時には柱、梁にそれぞれ圧縮力が作用し、負加力時には引張力が作用する。L 形部分架構の層間変形角 R は対角変形量より算出した。載荷履歴は、T 形、L 形試験体ともに、 R が (5, 10, 20, 30, 40,

CTY : 柱主筋の引張降伏 CFY : 柱鉄骨フランジの引張降伏 JHY : 接合部横補強筋の引張降伏 JPY : 接合部鉄骨パネルのせん断降伏

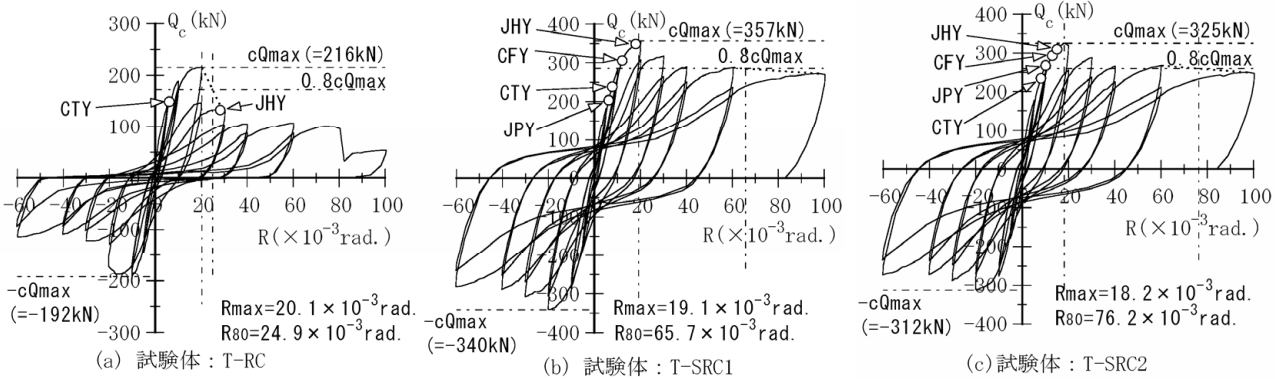


図-3 T形柱梁接合部のQc-R関係

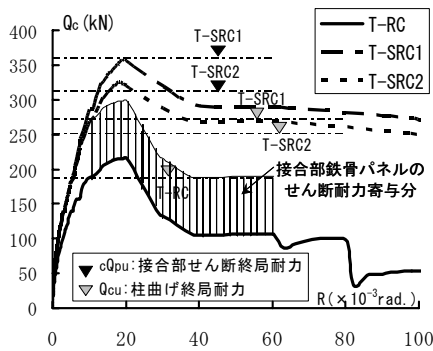


図-4 Qc-R関係の正加力時包絡線

①柱端部曲げひび割れの拡大 ②接合部せん断ひび割れの拡大 ③柱主筋定着金物近傍の水平ひび割れ



(a) 試験体:T-RC

(b) 試験体:T-SRC1

写真-1 損傷状況(R=30×10⁻³rad.)

60)×10⁻³rad.の2サイクルずつの正負繰り返し載荷およびその後の正加力方向への単調載荷とした。

4. 実験結果

4.1 T形柱梁接合部

4.1.1 荷重-変形関係および破壊性状

各試験体のQc-R関係を図-3に示す。Qcは柱せん断力、Rは層間変形角である。同図中のR80は、耐力が最大耐力cQmaxの80%に低下した時の限界層間変形角である。

(1) 試験体 T-RC

R=5(×10⁻³rad.)で柱端仕口面の柱主筋が引張降伏し、R=20(×10⁻³rad.)で最大耐力に到達した。その後、柱端部曲げひび割れおよび接合部せん断ひび割れが進展し(写真-1(a))、柱主筋の抜け出しの増加に伴い、耐力低下を起こした。T-RCの破壊形式は、柱曲げ降伏後の柱主筋定着破壊型である。

(2) 試験体 T-SRC1, T-SRC2

R=6~10(×10⁻³rad.)で接合部鉄骨パネルがせん断降伏、R=8(×10⁻³rad.)で柱端仕口面の柱主筋が引張降伏し、R=18~19(×10⁻³rad.)で最大耐力に到達した。その後、柱端部曲げひび割れ幅が拡大し、接合部せん断ひび割れが進展した(写真-1(b))。耐力低下の度合いはT-RCと比べて小さい。T-SRC1とT-SRC2の破壊形式は、柱曲げ降伏後の接合部せん断破壊型である。

4.1.2 接合部鉄骨パネルが変形性能に及ぼす影響

T-SRC1, T-SRC2とT-RCのQc-R関係の正加力時包絡線の比較を図-4に示す。同図では、内蔵鉄骨がT-SRC1, T-SRC2とT-RCのQc-R関係の差に及ぼす影響を明らかにすることを意図し、R=10(×10⁻³rad.)以降、接合部鉄骨パネルのせん断耐力寄与分をT-RCの柱せん断力Qcに累加して求めた関係を示す。接合部鉄骨パネルのせん断耐力寄与分は、後述の式(3)により算出される柱梁接合部における鉄骨パネルせん断終局耐力sVpuh, sVpuvを柱せん断力に換算した値の小さい方とした。これによると、R=10(×10⁻³rad.)以降、T-SRC1, T-SRC2とT-RCのQcの差は、接合部鉄骨パネルのせん断耐力寄与分よりも著しく大きい。この差は、上記のせん断耐力寄与分のほかに、主として、鉄骨パネルのひずみ硬化による強度上昇や横拘束による接合部コンクリートの強度上昇によって生じたと考えられる。本論文では、上記の2つの強度上昇を内蔵鉄骨の効果と呼ぶ。

図-3に示すように、T-RCのR80は24.9(×10⁻³rad.)であり、T-SRC1, T-SRC2のR80は65.7, 76.2(×10⁻³rad.)である。すなわち、SRC造T形部分架構は、柱曲げ終局耐力時柱せん断力(Qcu)ならびに接合部せん断終局耐力時柱せん断力(cQpu)に達した後、靱性に富んだ性状を示した。以上より、SRC造T形部分架構の変形性能は、柱梁接合部における内蔵鉄骨の効果により、RC造T形部分架構よりも著しく改善されたと言える。

BTY : 梁主筋の引張降伏 BFY : 梁鉄骨フランジの引張降伏 JHY : 接合部横補強筋の引張降伏 JPY : 接合部鉄骨パネルのせん断降伏

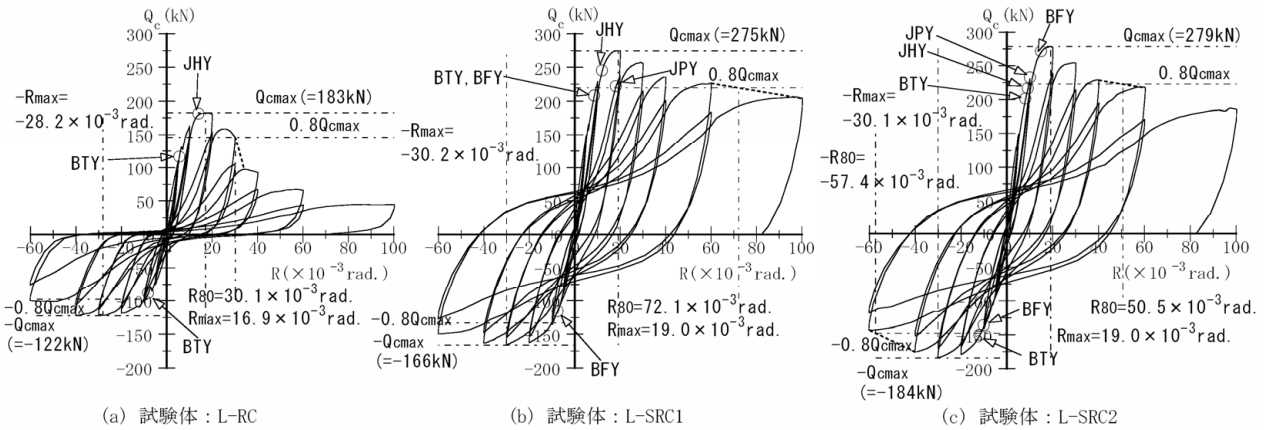


図-5 L形柱梁接合部のQc-R関係

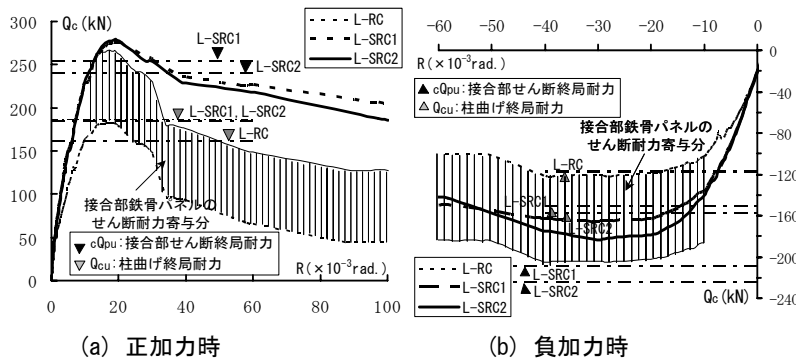


図-6 Qc-R関係の包絡線(L形柱梁接合部)

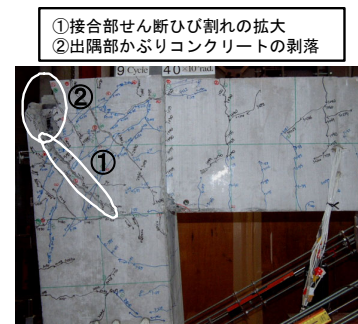


写真-2 損傷状況(R=40×10⁻³rad.)

4.2 L形柱梁接合部

4.2.1 荷重-変形関係および破壊性状

各試験体のQc-R関係を図-5に示す。

(1) 試験体 L-RC

正加力時において、 $R=5.5(\times 10^{-3}\text{rad.})$ で梁端仕口面の梁主筋が引張降伏し、 $R=17(\times 10^{-3}\text{rad.})$ で最大耐力に到達した。負加力時の最大耐力は、水平力に伴う柱、梁の引張軸力に起因し、正加力時の2/3程度であった。最大耐力に到達後、梁端部曲げひび割れおよび接合部せん断ひび割れが進展し、 $R=30(\times 10^{-3}\text{rad.})$ 以降、柱定着金物近傍の梁上端筋に沿う柱上面のひび割れが顕著になり、耐力低下を起こした。L-RCの破壊形式は、梁曲げ降伏後の梁主筋付着劣化を伴う接合部せん断破壊型である。

(2) 試験体 L-SRC1, L-SRC2

$R=8.0\sim 8.5(\times 10^{-3}\text{rad.})$ で梁端仕口面の梁主筋が引張降伏、 $R=10\sim 18(\times 10^{-3}\text{rad.})$ で接合部鉄骨パネルがせん断降伏し、 $R=19(\times 10^{-3}\text{rad.})$ で最大耐力に到達した。その後、梁端部曲げひび割れ、接合部せん断ひび割れが進展した。L-SRC1では、柱上面の梁主筋に沿う付着割裂ひび割れが進行し、梁端仕口面近傍の柱上面かぶりコンクリートが剥落した。L-SRC2では、接合部せん断ひび割れが柱背面まで貫通し、接合部出隅部のかぶりコンクリートが剥落した(写真-2)。L-SRC1とL-SRC2の破壊形式は、梁曲げ降伏後の接合部せん断破壊型である。

4.2.2 接合部鉄骨パネルが変形性能に及ぼす影響

図-6に示すように、 $R=10(\times 10^{-3}\text{rad.})$ 以降、L-SRC1、L-SRC2とL-RCの正加力時のQcの差は、接合部鉄骨パネルのせん断耐力寄与分よりも大きい。正加力時には、水平加力に伴い柱、梁に圧縮軸力が生じることと相まって、L-SRC1とL-SRC2の最大耐力実験値 cQ_{max} は、内蔵鉄骨の効果に起因し、単純累加則に基づく梁曲げ終局耐力時柱せん断力(Q_{cu})を大きく上回り、接合部せん断終局耐力時柱せん断力(cQ_{pu})以上に達した。

L-SRC1とL-SRC2の負加力時の cQ_{max} は Q_{cu} に達したが、 cQ_{pu} に達せず、 $R=-10(\times 10^{-3}\text{rad.})$ 以降、L-SRC1、L-SRC2とL-RCのQcの差は、接合部鉄骨パネルのせん断耐力寄与分よりも小さい。すなわち、L-SRC1とL-SRC2では、負加力時には、水平加力に伴う柱、梁の引張軸力に起因し、内蔵鉄骨の効果が正加力時よりも小さくなったと考えられる。

正加力時において、L-RCの R_{80} は $30.1(\times 10^{-3}\text{rad.})$ 、L-SRC1、L-SRC2の R_{80} は $72.1, 50.5(\times 10^{-3}\text{rad.})$ である。すなわち、SRC造L形部分架構は、梁曲げ耐力(Q_{cu})および接合部せん断終局耐力(Q_{cu})に達した後、靱性に富んだ性状を示した。以上より、SRC造L形部分架構の変形性能は、柱梁接合部における内蔵鉄骨の効果により、RC造L形部分架構よりも著しく改善されたと言える。

5. 接合部せん断終局耐力の評価

5.1 算定式

本実験結果を踏まえ、柱、梁主筋定着部の影響および内蔵鉄骨の効果を考慮した、SRC 造 T 形、L 形柱梁接合部のせん断終局耐力の算定式を提案し、提案式による耐力計算値の妥当性を評価する。

SRC 造 T 形および L 形柱梁接合部ともに、水平方向および鉛直方向の接合部せん断終局耐力 (V_{puh} , V_{puv}) は、それぞれ RC 部と鉄骨部の項を累加した式 (1) より算定する。RC 部の cV_{puh} と vV_{puh} は、それぞれ鉄骨で囲まれない RC 部と鉄骨で囲まれた RC 部の接合部形状係数 (κ_c , κ_s) を考慮した式 (2) で算定する。同式では、AIJ 靱性保証型指針式³⁾と同様、梁主筋および柱主筋の定着長さ (ℓ_{ac} , ℓ_{ag}) を考慮した。SRC 造 T 形、L 形接合部の柱、梁曲げ終局耐力時入力せん断力の算定式は、紙面の制限上、本論文では記載していない。

$$V_{puh} = cV_{puh} + sV_{puh}, \quad V_{puv} = cV_{puv} + sV_{puv} \quad (1)$$

$$cV_{puh} = F_j \cdot \{ \phi \cdot \kappa_c \cdot (b_j - B_s) \cdot D_{c,jh} + \kappa_s \cdot B_s \cdot D_{s,jh} \}$$

$$cV_{puv} = F_j \cdot \{ \phi \cdot \kappa_c \cdot (b_j - B_s) \cdot D_{c,jv} + \kappa_s \cdot B_s \cdot D_{s,jv} \} \quad (2)$$

$$sV_{puh} = 1.2t_p \cdot (D_{sh} - t_{cf}) \cdot s\sigma_{wy} / \sqrt{3}$$

$$sV_{puv} = 1.2t_p \cdot (D_{sv} - t_{gf}) \cdot s\sigma_{wy} / \sqrt{3} \quad (3)$$

- κ_c : 鉄骨で囲まれない RC 部の接合部形状係数
- κ_s : 鉄骨で囲まれた RC 部の接合部形状係数
- $D_{c,jh}$, $D_{c,jv}$: 鉄骨で囲まれない RC 部の水平方向と鉛直方向の有効せい
- $D_{s,jh}$, $D_{s,jv}$: 鉄骨で囲まれた RC 部の水平方向と鉛直方向の有効せい
- t_p , $s\sigma_{wy}$: 接合部鉄骨パネルの厚さおよび降伏強度
- D_{sh} : 柱鉄骨せい, D_{sv} : 梁鉄骨せい

t_{cf} , t_{gf} : 柱、梁鉄骨フランジの厚さ

F_j : 接合部せん断強度の基準値³⁾

ϕ : 直交梁の有無による補正係数³⁾

b_j : 接合部の有効幅³⁾, B_s : 柱鉄骨フランジの幅

式 (2) 中の有効せい $D_{c,jh}$, $D_{c,jv}$ および $D_{s,jh}$, $D_{s,jv}$ は、RC 造 T 形、L 形接合部および SRC 造 T 形接合部を基に、図-7 および図-8 に示すように、下式のように定める。

(T 形接合部) 水平方向: $D_{c,jh} = D_c$, $D_{s,jh} = D_c$ (4)

鉛直方向: $D_{c,jv} = \ell_{ac}$, $D_{s,jv} = (D_g + D_{sv}) / 2$

(L 形接合部) 水平方向: $D_{c,jh} = \ell_{ag}$, $D_{s,jh} = (D_c + D_{sh}) / 2$

鉛直方向: $D_{c,jv} = \ell_{ac}$, $D_{s,jv} = (D_g + D_{sv}) / 2$

D_c : 柱せい, D_g : 梁せい,

ℓ_{ac} : 柱主筋定着長さ ℓ_{ag} : 梁主筋定着長さ

ただし、梁主筋定着長さ ℓ_{ag} は上端主筋投影定着長さとして下端主筋定着長さの小さい方とする。

接合部せん断終局耐力 (V_{puh} , V_{puv}) は、式 (5) によって接合部せん断終局耐力時柱せん断力 (cQ_{puh} , cQ_{puv}) に書き換えられ、接合部せん断終局耐力時柱せん断力 cQ_{pu} は式 (6) によって算定される。

$$cQ_{puh} = 2V_{puh} / \xi_h, \quad cQ_{puv} = 2V_{puv} / \xi_v \quad (5)$$

$$cQ_{pu} = \min(cQ_{puh}, cQ_{puv}) \quad (6)$$

$$\xi_h = (h / \ell) \cdot (\ell_o / j_{tge}) - 1, \quad \xi_v = (h_o / j_{tce}) - (h / \ell) \quad (7)$$

h : 階高, ℓ : スパン長, h_o : 柱内法高さ

ℓ_o : 梁内法スパン長

j_{tge} は SRC 梁の応力中心距離, j_{tce} は SRC 柱の応力中心距離であり、式 (8) により求める (図-7, 図-8 参照)。

$$j_{tge} = (ratg \cdot r_{jtg} + Afg \cdot s_{dg}) / (ratg + Afg)$$

$$j_{tce} = (rate \cdot r_{jte} + Afe \cdot s_{dc}) / (rate + Afe) \quad (8)$$

$ratg$: 梁引張鉄筋の断面積

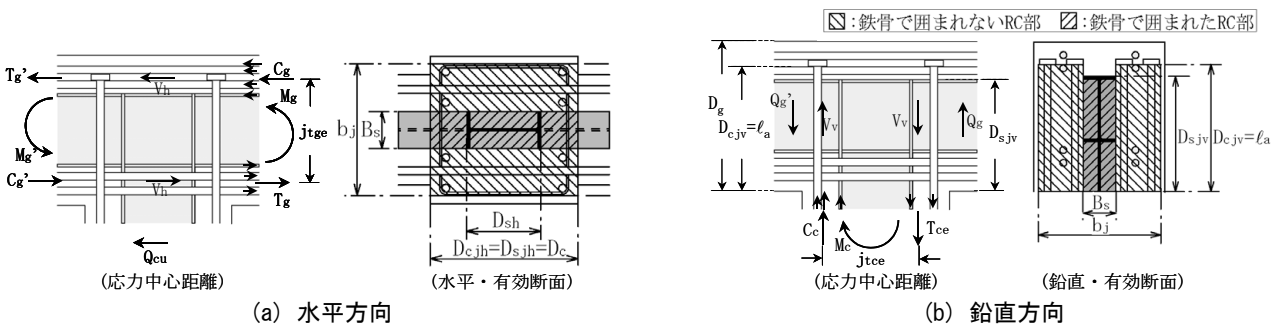


図-7 SRC 造 T 形柱梁接合部における応力中心距離および有効断面

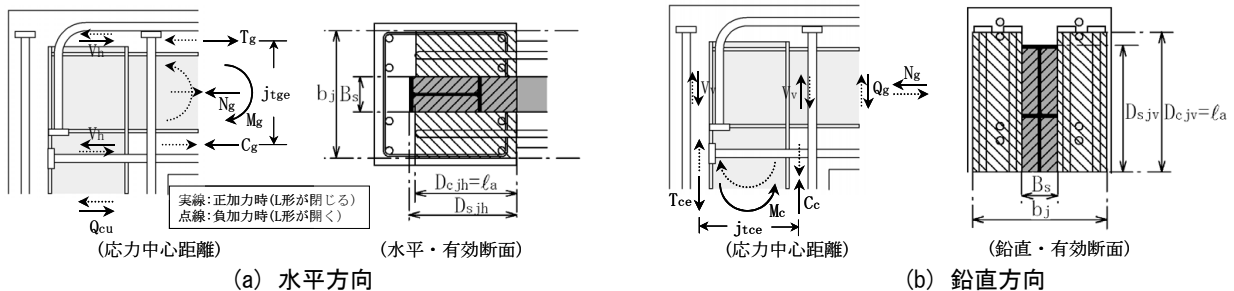


図-8 SRC 造 L 形柱梁接合部における応力中心距離および有効断面

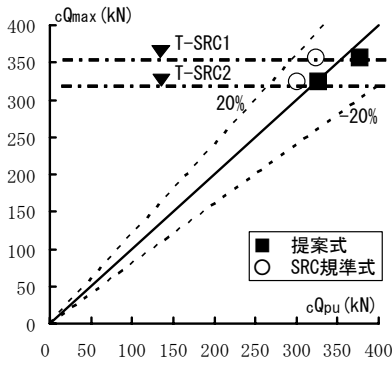
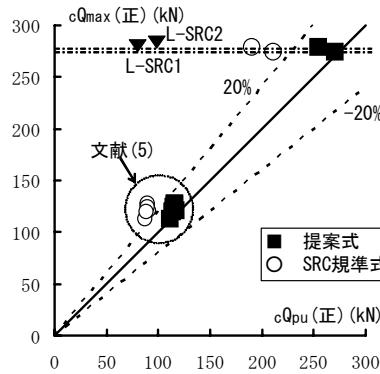
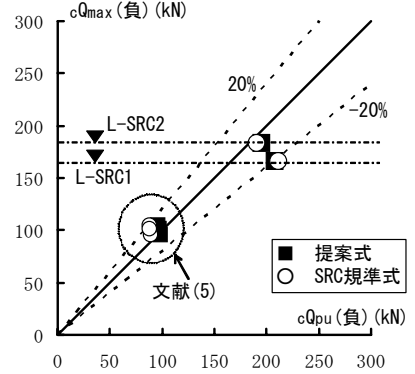


図-9 cQpu-cQmax 関係(T形柱梁接合部)



(a) 正加力時



(b) 負加力時

図-10 cQpu-cQmax 関係(L形柱梁接合部)

- r_{jtg} : 梁上下主筋の重心間距離
- A_{fg}, s_{dg} : 梁鉄骨フランジの断面積および中心間距離
- r_{atc} : 柱引張鉄筋の断面積
- r_{jtc} : 柱両側主筋の重心間距離
- A_{fc}, s_{dc} : 柱鉄骨フランジの断面積および中心間距離

5.2 検討結果

(1) SRC造T形柱梁接合部

RC造T形接合部¹⁾と同様、鉄骨で囲まれないRC部の接合部形状係数 κ_c は0.7、鉄骨で囲まれたRC部の接合部形状係数 κ_s は、内蔵鉄骨の効果を考慮し、1.4とする。これらの κ_c と κ_s を用い式(6)より求めた cQ_{pu} と最大耐力実験値 cQ_{max} の関係を図-9に示す。同図中には、SRC規準式⁴⁾による場合も併示した。T-SRC1, T-SRC2ともに、 cQ_{max} はSRC規準式⁴⁾による cQ_{pu} よりも若干大きく、提案式による cQ_{pu} に概ね一致する。

(2) SRC造L形柱梁接合部

RC造L形接合部¹⁾と同様、鉄骨で囲まれないRC部の κ_c は0.6(正加力時)および0.4(負加力時)、鉄骨で囲まれたRC部の κ_s は、内蔵鉄骨の効果を考慮し、T形接合部と同様、 κ_c を2倍した1.2(正加力時)および0.8(負加力時)とする。これらの κ_c と κ_s を用いて式(6)より求めた cQ_{pu} と最大耐力実験値 cQ_{max} の関係を図-10に示す。同図中には、SRC規準式⁴⁾による場合も示した。正加力時の cQ_{max} は、いずれも本提案式による cQ_{pu} と良く対応し、この cQ_{pu} はSRC規準式⁴⁾による cQ_{pu} よりも大きい。負加力時の cQ_{max} は本提案式の cQ_{pu} よりも若干小さい。ただし、図-6(b)に示すように、梁曲げ終局耐力時柱せん断力 Q_{cu} の1.1~1.2倍程度である。すなわち、負加力時の cQ_{max} は、梁曲げ終局耐力の影響を受け、接合部せん断終局耐力時柱せん断力に達しなかったと考えられる。

以上より、T形、L形柱梁接合部のせん断終局耐力は適切に評価されていると考えられる。

6. 結論

本論文では、SRC造T形およびL形部分架構の変形性能は、柱梁接合部における内蔵鉄骨の効果により、それぞれRC造T形およびL形部分架構よりも著しく改善されることを実験的に明らかにした。また、柱、梁主筋定着部の影響および内蔵鉄骨の効果を考慮したSRC造T形およびL形接合部のせん断終局耐力の算定式を提案し、本提案式による接合部せん断終局耐力計算値は、実験値と良く対応することを示した。

謝辞

本実験は、(株)伊藤製鐵所による機械式定着金物の開発実験の一環として行なったものである。ここに記して感謝の意を表す。

参考文献

- (1) 益尾潔, 井上寿也, 岡村信也: 機械式定着工法によるRC造T形およびL形柱梁接合部の終局耐力に関する設計条件, 日本建築学会構造系論文集, No. 590, pp. 95-102, 2005. 4
- (2) 向出静司, 益尾潔: 機械式定着工法によるSRC造T形柱梁接合部の終局耐力に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 600, pp. 195-201, 2006. 2
- (3) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説, 8章 柱梁接合部の設計, pp. 241-277, 1999
- (4) 日本建築学会: 鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 4章 許容応力度に基づく設計, 5章 保有水平耐力の検討, pp. 87-194, 2001
- (5) 西村泰志, 南宏一, 若林實: 鉄骨鉄筋コンクリート柱はり接合部のせん断耐力, 日本建築学会構造系論文集, No. 365, pp. 87-94, 1986.